

预防多馈入直流输电系统换相失败的直流功率控制方法

印月,刘天琪,艾青,李保宏,江琴

(四川大学电气工程学院,四川成都 610065)

摘要:为了预防多馈入直流输电系统换相失败及同时换相失败的问题,提出了一种直流功率控制方法。在定量分析直流功率对逆变侧换流母线电压影响的基础上,利用回降故障直流功率、增大系统电压稳定裕度的方法防止换相失败。该方法根据逆变器之间的相互作用关系,将多馈入直流输电系统换相失败分为2种不同场景,针对不同场景设计了相应的直流功率控制策略,并给出了对应的直流功率控制启动判据,计算了直流功率调节量及其调节速率。在PSCAD仿真平台搭建多馈入直流输电系统模型,所提出的直流功率控制方法能够有效避免多馈入直流输电系统换相失败及同时换相失败。

关键词:高压直流输电;换相失败;同时换相失败;直流功率控制;交互作用因子

中图分类号:TM 721.1

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.201910010

0 引言

大规模多馈入直流输电系统在传输距离和传输容量方面的优势显而易见,然而大容量多馈入直流输电系统也给电网的安全稳定运行带来了巨大挑战。近几年,华东电网已发生多起因交流线路故障导致多馈入直流系统发生同时换相失败的事故^[1]。对于多馈入直流输电系统,交流系统故障可能导致多回直流线路发生同时换相失败,引起近区交流线路潮流产生大幅度波动。由于直流换相失败过程中通常没有安稳装置的配合,部分地区特高压直流换相失败的影响已经超过交流系统N-1故障。为此,应有针对性地对发生故障的直流系统采取紧急控制措施,以削减故障引起的大幅度功率波动、提高电网抵御大扰动冲击的能力^[2]。

目前,针对多馈入直流输电系统换相失败的研究主要集中于换相失败机理与影响因素^[3]、换相失败判别与预测^[4-5]以及预防换相失败控制措施与风险评估^[6-7]等方面。多馈入直流输电系统换相失败的判别方法有3种:最小电压降落法^[8]、熄弧角判断法^[9]和阀电流判别法^[10]。其中,熄弧角判断法通过比较换流阀的熄弧角与固有极限熄弧角来判别换相失败,是目前判断换相失败最常用、最直观的方法。因此,本文选用熄弧角判断法判别系统换相失败。

在换相失败的预防控制策略方面,国内外学者已经开展了大量的研究工作^[11-14]。在多馈入直流输电工程中,通过控制系统检测到逆变器换流母线交流电压跌落,根据交流电压下降幅度按比例增加触发超前角避免系统换相失败^[11]。除此之外,直流工

程中还采取了熄弧角补偿^[12]、定关断面积^[13]和低压限流^[14](VDCOL)等辅助功能以提高多馈入直流输电系统抵御换相失败的能力。

多馈入直流输电系统因交流系统故障引起的换相失败,对送、受端系统稳定性的影响等同于直流闭锁故障^[15]。可利用多馈入直流输电系统的快速调节能力,采取及时的功率控制措施避免多条直流线路发生同时换相失败,提高系统的稳定性。传统的直流配套稳控系统一般解决直流故障闭锁时的电网稳定性问题,仅考虑对未发生换相失败的直流输电线路采取紧急功率控制。文献^[16]针对多馈入直流输电系统的换相失败问题,通过安控装置紧急切机以保证系统的安全稳定运行。然而尚无关于预防直流输电线路发生同时换相失败的直流功率控制方法方面的研究报道。

为此,针对多馈入直流输电系统的同时换相失败问题,定量分析直流功率对逆变侧换流母线电压的影响,提出预防直流换相失败的功率控制方法。根据最小熄弧角判断标准,通过逆变器之间的相互作用关系,将多馈入直流输电系统换相失败分为2种不同场景,并设计相应的直流功率控制策略。通过无功功率平衡解析式推导直流功率控制的启动判据、调节量和调节速率对控制效果的影响。最后通过实际算例验证了直流功率控制方法的有效性。

1 系统模型与换相失败场景

1.1 多馈入直流输电系统模型

多馈入直流输电系统的简化模型如图1所示。2条直流线路分别经 BUS_1 和 BUS_2 馈入受端系统 G_{r1} 、 G_{r2} ,另有2回交流输电线路馈入受端系统 G_{s3} 、交流母线 BUS_1 — BUS_3 和负载 $Load_1$ — $Load_3$ 。图中, G_{s1} — G_{s3} 为送端系统发电机, z_{s1} — z_{s3} 为各送端交流系统等值阻抗; E_{s1} — E_{s3} 和 E_{r1} — E_{r3} 分别为送端和受端交流

收稿日期:2019-01-10;修回日期:2019-08-27

基金项目:国家电网公司科技项目(SGNXDKO0BGJS160021)
Project supported by the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China(SGNXDKO0BGJS160021)

系统等值电势源电势; z_{12} 、 z_{23} 、 z_{13} 为受端交流母线耦合阻抗; z_{ac1} 、 z_{ac2} 为交流输电线路等值阻抗; z_{r1} — z_{r3} 为各受端交流系统等值阻抗; U_1 、 U_2 分别为直流 DC₁ 与直流 DC₂ 逆变侧换流母线电压; I_{dc1} 、 I_{dc1} 分别为 DC₁、DC₂ 的电流。

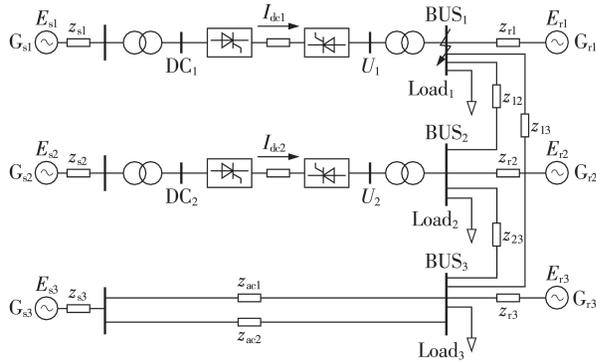


图1 多馈入直流输电系统

Fig.1 Multi-infeed DC transmission system

1.2 多馈入直流输电系统换相失败场景

当阀侧电流小于维持电流且具有反向偏置电压时,晶闸管关断,直流线路逆变侧的换流器发生换相失败。受材料特性的影响,晶闸管的去游离时间 t 约为 400 ms,折算到熄弧角 γ 约为 7° 。文献[9]以熄弧角为判据,量化换相失败的发生过程,直观反映控制效果的有效性。故本文选用熄弧角 $\gamma < 7^\circ$ 作为换相失败的判据。

在多馈入直流输电系统中,直流输电线路间存在相互作用,一条直流输电线路的换相失败会导致其他直流线路的换相失败。CIGRE WG B4工作组提出了用于衡量多馈入直流输电系统中各换流器之间电压交互作用指标——交互作用因子 MIIF (Multi-Infeed Interaction Factor)。DC₁、DC₂ 之间的交互作用因子 MIIF₂₁ 为:

$$\text{MIIF}_{21} = \frac{\Delta U_2}{\Delta U_1} = \frac{z_{12}}{z_{11}} \frac{U_{1N}}{U_{2N}} \quad (1)$$

其中, ΔU_1 为故障情况下 DC₁ 逆变侧换流母线电压发生阶跃变化的变化量(通常为 1%); ΔU_2 为 DC₂ 逆变侧换流母线电压生阶跃变化的变化量; z_{11} 为 G_{r1} 的自阻抗; U_{1N} 、 U_{2N} 为逆变侧换流母线额定电压。

由于多馈入直流输电系统的交互作用, DC₁ 换相失败下, DC₂ 逆变侧换流器熄弧角为:

$$\gamma_2 = \arccos \left(\frac{\sqrt{2} n_2 I_{dc2} X_{L2}}{U_2 - \text{MIIF}_{21} \cdot \Delta U_1} + \cos \beta_2 \right) \quad (2)$$

其中, X_{L2} 为换相电抗; n_2 为换流变压器的变比; β_2 为越前触发角。当 $\gamma_2 < \gamma_{\min}$ 时, DC₂ 发生换相失败, γ_{\min} 为临界熄弧角,本文中直流线路中电力电子器件类型为晶闸管,故取 $\gamma_{\min} = 7^\circ$ 。

将式(1)代入式(2)知, z_{12} 值越大, MIIF₂₁ 越大, 则因 DC₁ 逆变侧换流母线电压变化 ΔU_1 而引发的 DC₂ 逆变侧换流母线电压变化 ΔU_2 越大。因此,多馈入直流输电系统存在 2 种换相失败场景: LCF (Local Commutation Failure) 表示故障线路发生换相失败; CCF (Concurrent Commutation Failure) 表示故障线路和非故障线路同时发生换相失败。

同时换相失败指在多馈入直流输电系统中,因某条直流输电线路的换相失败而引发其他直流线路发生换相失败;连续换相失败指同一条直流输电线路先后发生 2 次及以上的换相失败。

2 直流输送功率对换流母线电压的影响

直流输电线路逆变侧等值电路如图 2 所示。

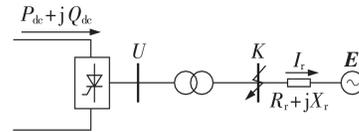


图2 直流输电系统逆变侧等值电路图

Fig.2 Equivalent circuit diagram of DC transmission system inverter side

假设受端系统 $E_r = E_r \angle 0^\circ$, 逆变侧换流母线电压 $U = U \angle \theta$, 直流输送功率 P_{dc} 和 Q_{dc} 分别为:

$$P_{dc} = \frac{UE_r (R_r \cos \theta + X_r \sin \theta) + U^2 R_r}{R_r^2 + X_r^2} \quad (3)$$

$$Q_{dc} = \frac{-UE_r (R_r \sin \theta + X_r \cos \theta) + U^2 X_r}{R_r^2 + X_r^2} \quad (4)$$

其中, E_r 为受端交流系统等值电势; U 、 θ 分别为逆变侧换流母线电压幅值和相角; R_r 、 X_r 分别为受端联络线等值电阻和电抗。

由式(3)和式(4)可推导出换流母线电压为:

$$U = \{ E_r^2 / 2 + P_{dc} R_r + Q_{dc} X_r \pm [E_r^2 / 4 + (P_{dc} R_r + Q_{dc} X_r)^2 - (P_{dc} X_r + Q_{dc} R_r)^2 - (P_{dc} R_r + Q_{dc} X_r)^2]^{1/2} \}^{1/2} \quad (5)$$

在 (U, P, Q) 空间下, 将式(5)的关系曲线投影在 (U, Q) 平面上可得到一簇不同 P_{dc} 取值的 $U-Q$ 曲线, 如附录中图 A1 所示。

$U-Q$ 曲线代表不同 P_{dc} 下, 系统运行电压与无功功率的关系。曲线拐点表示系统电压稳定临界点。相同电压下, P_{dc} 越小, 电压稳定裕度越大, 换流器因换流母线电压降落而发生换相失败的风险越小。由图 2 可知, 当点 K 发生短路故障时, 换流母线电压 U 下降。对应附录中图 A1, 假设系统运行点 A 沿 $U-Q$ 曲线向左侧移动, 系统电压稳定裕度随之减小, 若系统从电压稳定临界点 B 继续向 $U-Q$ 曲线左侧点 C 移动, 系统将失稳。此时, 回降直流有功功率可使运行点由 B 移至 B', 则可增大系统电压稳定裕度, 从而使

系统保持稳定运行。

因此,在母线电压跌落的情况下,为了保证换流器换相有足够的电压支撑,防止故障直流线路发生连续换相失败,且避免其他直流线路发生同时换相失败,应考虑对发生换相失败的直流线路降功率控制,减小其逆变侧换流器无功功率缺额。

3 直流功率控制策略

由上述分析可知,回降故障直流有功功率,可增大电压稳定裕度,防止发生连续换相失败。同时结合直流功率紧急支援措施,保证送、受端交流系统的功率平衡。针对 2 种换相失败场景,分别设计了以下相应的直流功率控制策略。

(1)控制策略 1:针对 LCF 场景,通过提升非故障直流线路的有功传输功率,回降故障直流线路的有功功率。

(2)控制策略 2:针对 CCF 场景,同时回降故障和非故障直流线路的有功功率。

利用直流功率控制策略可防止多馈入直流输电系统发生同时换相失败。然而对于大容量直流系统,过于频繁地调节直流线路的输送功率或直流功率调节量不当,亦会恶化系统的频率稳定性。因此,在综合考虑换相失败免疫力和送、受端系统稳定性的情况下,当控制直流功率的启动、调节量以及调节速率等方面的因素时,应尽可能降低对系统频率的扰动。

3.1 直流功率回降的启动判据

当发生对称故障时,换流母线电压产生电压降落,无电压相角偏移^[8];当发生不对称故障时,某相电压的降低会引起 2 个线电压的降低和换相电压过零点的偏移,故发生不对称故障时换相失败受电压跌落和零点偏移的共同影响。为了提高直流功率控制的有效性和准确性,本文综合运用 CFPREV 和正余弦分量法对三相和单相接地故障进行有效判定,以实现多馈入直流输电系统换相失败的预判,并以此给出直流功率控制的启动判据。

CFPREV 公式如下:

$$|u| = \sqrt{A_s^2 + A_c^2} \quad (6)$$

其中, u 为三相交流电压经 $abc - \alpha\beta$ 坐标变换后旋转矢量幅值($u = |u| \cos(\delta + \phi) = A_s \cos \delta + A_c \sin \delta$), δ 为旋转参考坐标, ϕ 为相角; A_s 、 A_c 分别为正弦、余弦分量幅值, $A_s = u \cos \delta - u' \sin \delta$, $A_c = u \sin \delta + u' \cos \delta$, $u' = du/dt - A_s \sin \delta + A_c \cos \delta$ 。

当系统发生三相短路故障时,母线电压瞬时跌落值 $\Delta|u|$ 为:

$$\Delta|u| = |u| - |u'| \quad (7)$$

当逆变侧交流系统发生单相接地故障时,换流

母线电压中出现零序分量 u_0 ,即:

$$u_0 = u_a + u_b + u_c \quad (8)$$

其中, u_a 、 u_b 、 u_c 为换流母线三相交流电压。

单相接地故障下母线电压零序分量的瞬时跌落值 Δu_0 为:

$$\Delta u_0 = u_0 - u_0' \quad (9)$$

其中, u_0 、 u_0' 分别为交流系统故障前和故障下换流母线零序电压。

t 时刻下有:

$$\Delta u = \max(\Delta|u|, \Delta u_0) \quad (10)$$

其中, Δu 逆变侧换流器母线电压故障前后跌落值。

直流功率控制启动判据为:

$$\Delta u > \varepsilon \quad (11)$$

其中, ε 为设定值。故障时为了减小多馈入直流输电系统换相失败的风险, ε 取值应小于系统换相失败的临界值。

3.2 直流功率调节量

在稳态运行条件下,逆变侧所需消耗的无功功率 Q_{inv} 应满足:

$$Q_{inv} = P_{dc} \tan \varphi = \omega C U^2 / 2 + Q_{ac} \quad (12)$$

其中, $\omega C U^2 / 2$ 为多馈入直流输电系统中无功补偿装置所提供的无功功率, $\omega = d\delta / dt$ (ω 为正弦电压的角频率), C 为高压直流系统无功补偿装置的等值电容; $\tan \varphi$ 为功率因数; Q_{ac} 为受端交流系统提供的无功功率。当系统正常运行时,多馈入直流输电系统的无功补偿装置能够满足换流器的无功消耗;当受端系统扰动使换流母线电压幅值 U 大幅度下降时,逆变器的无功功率需求量较大,易引起逆变侧系统发生动态无功失衡,导致受端系统暂态电压失稳。

因此,图 1 所示多馈入直流输电系统在采取直流功率控制时,其有功调节量应使逆变侧有功功率满足:

$$\begin{cases} (P_{dc1} - \Delta P_{dc1}) \tan \varphi_1 = \omega_1 C_1 (U_1 - \Delta U_1)^2 / 2 + \\ \quad Q_{ac} + Q_{21} + \Delta Q_{21} \\ (P_{dc2} - \Delta P_{dc2}) \tan \varphi_2 = \omega_2 C_2 (U_2 - \Delta U_2)^2 / 2 + \\ \quad Q_{ac} + Q_{12} + \Delta Q_{12} \end{cases} \quad (13)$$

其中, P_{dc1} 、 P_{dc2} 分别为故障前 DC₁、DC₂ 的有功输送功率; ΔP_{dc1} 、 ΔP_{dc2} 分别为 DC₁、DC₂ 的有功调节量; $Q_{21} = -Q_{12}$ 为 DC₁ 与 DC₂ 间的无功功率传输; $\Delta Q_{21} = -\Delta Q_{12}$ 为其变化量; φ_1 、 $\omega_1 C_1$ 、 U_1 、 φ_2 、 $\omega_2 C_2$ 、 U_2 为 DC₁ 和 DC₂ 的运行参数,均为已知量,可通过计算求得。

当直流功率控制启动时,功率因数 $\tan \varphi$ 在小幅度范围内波动,可近似为恒定值,直流线路逆变侧的无功功率平衡式线性化后,可得:

$$\begin{cases} \Delta P_{dc1} \tan \varphi_1 = \omega_1 C_1 U_1 \Delta U_1 - \omega_1 C_1 \Delta U_1^2 / 2 + \Delta Q_{21} \\ \Delta P_{dc2} \tan \varphi_2 = \omega_2 C_2 U_2 \Delta U_2 - \omega_2 C_2 \Delta U_2^2 / 2 + \Delta Q_{12} \end{cases} \quad (14)$$

由式(14)可知, ΔP_{dc1} 与 ΔP_{dc2} 应满足:

$$\Delta P_{dc1} \tan \varphi_1 + \Delta P_{dc2} \tan \varphi_2 = \omega_1 C_1 U_1 \Delta U_1 - \omega_1 C_1 \Delta U_1^2 / 2 + \omega_2 C_2 U_2 \Delta U_2 - \omega_2 C_2 \Delta U_2^2 / 2 \quad (15)$$

在直流功率控制策略中,有功功率调节量的计算步骤如下。

(1)判断故障所在直流线路逆变侧换流母线电压变化量 ΔU 是否满足直流功率控制启动判据式(11)。若 $\Delta U > \varepsilon$, 则启动多馈入直流输电系统直流功率控制策略。

(2)利用式(3)求逆变侧换流器母线电压 U'_1 ($U'_1 = U_1 - \Delta U_1$) 下的有功功率 P'_{dc1} ($P'_{dc1} = P_{dc1} - \Delta P_{dc1}$), 从而得到 ΔP_{dc1} 。

(3)将 ΔP_{dc1} 代入式(15), 计算 ΔP_{dc2} 。

3.3 直流功率调节速率

由于换流母线电压幅值 U 大幅度下降, 无功补偿装置输出的无功功率随 U 的跌落呈平方减小趋势。为了及时弥补因 U 的下降而造成的无功功率失衡, 当采用直流功率控制策略时, 还应考虑直流输电线路有功功率的调节速率对控制效果的影响。

式(15)对时间 t 求导, 可得 ΔP_{dc1} 、 ΔP_{dc2} 变化速率为:

$$\begin{cases} \tan \varphi_1 (d\Delta P_{dc1}/dt) = \omega_1 C_1 U_1 (d\Delta U_1/dt) - \omega_1 C_1 \Delta U_1 (d\Delta U_1/dt) + d\Delta Q_{21}/dt \\ \tan \varphi_2 (d\Delta P_{dc2}/dt) = \omega_2 C_2 U_2 (d\Delta U_2/dt) - \omega_2 C_2 \Delta U_2 (d\Delta U_2/dt) + d\Delta Q_{12}/dt \end{cases} \quad (16)$$

由于换流变的作用, 忽略式(16)中 ΔQ_{12} 、 ΔQ_{21} 对功率控制效果的影响。则功率变化速率与母线电压变化率关系近似为:

$$\begin{cases} \tan \varphi_1 (d\Delta P_{dc1}/dt) = \omega_1 C_1 U'_1 (d\Delta U_1/dt) \\ \tan \varphi_2 (d\Delta P_{dc2}/dt) = \omega_2 C_2 U'_2 (d\Delta U_2/dt) \end{cases} \quad (17)$$

其中, U'_1 和 U'_2 分别为故障情况下 DC_1 与 DC_2 逆变侧换流母线电压。

由式(17)可知, 直流功率 P_{dc} 的调节速率与母线幅值电压 U 下降的速率成正比, 比例系数与 U' 有关。随着 U' 的减小, 比例系数也随之减小。

4 仿真验证

在PSCAD仿真平台建立图1所示的多馈入直流输电系统模型。设逆变侧换流母线电压的变化量为 $\varepsilon=0.1$ p.u., 以三相短路故障为例, 验证直流功率控制方法的可行性和有效性。

当第3s时, 在 DC_1 逆变侧交流母线 K 处设置三相短路故障, 故障持续时间为0.1s。改变直流线路逆变侧的耦合阻抗, 2种换相失败场景下受端交流

系统的运行参数为 $E_{r1}=E_{r2}=258$ kV、 $R_{r1}=R_{r2}=1.5 \times 10^{-2}$ Ω 、 $X_{r1}=X_{r2}=2.9$ Ω 、 $\cos \theta_1 = \cos \theta_2 = 0.98$; 功率因数 $\tan \varphi_1 = \tan \varphi_2 = 0.75$; 无功补偿 $\omega_1 C_1 U_1^2 / 2 = \omega_2 C_2 U_2^2 / 2 = 377$ Mvar; 换流母线电压 $U_1 = U_2 = 253$ kV; 其他系统参数如表1所示。

表1 系统运行参数

| 场景 | MIIF ₂₁ | ΔU_1 /kV | ΔU_2 /kV |
|-----|--------------------|------------------|------------------|
| LCF | 2.3 | 142.92 | 33.77 |
| CCF | 5.7 | 83.24 | 68.37 |

4.1 三相短路下直流功率控制效果

将系统参数分别代入式(3)和式(15), 联立求解可得 LCF 和 CCF 这2种场景下的直流功率调整量, 如表2所示。其中, 直流有功功率调整量 ΔP_{dc1} 、 ΔP_{dc2} 为标么值, ΔU_1 为标么值。

表2 三相短路故障下直流功率控制策略

Table2 DC power control strategy under three-phase short circuit fault

| 控制策略 | 场景 | ΔU_1 | ΔP_{dc1} | | ΔP_{dc2} | |
|------|-----|--------------|------------------|-------|------------------|-------|
| | | | 理论值 | 仿真值 | 理论值 | 仿真值 |
| 1 | LCF | 0.5660 | -0.41 | -0.44 | +0.32 | +0.34 |
| 2 | CCF | 0.3297 | -0.37 | -0.40 | -0.35 | -0.37 |

注:“-”表示回降有功功率,“+”表示提升有功功率。

由于计算过程中将直流功率与逆变侧换流母线电压之间的变化关系近似线性化, 由表2可知, 虽然有功功率调整量的理论值与仿真值之间存在一定的误差, 但是误差在可接受的范围内。下面通过逆变侧换流器熄弧角 γ 仿真录波图来验证功率调整量理论值的有效性。

(1)场景1: MIIF₂₁=2.3, DC₁换相失败。

当未采取直流功率控制策略时, DC₁有功功率降至0, 无功功率减少至0.98 p.u., 无功功率的大量缺额使得DC₁发生连续换相失败。当采用直流功率控制策略时, 系统有功功率、无功功率变化情况如图3所示(有功功率、无功功率为标么值, 后同); DC₁、

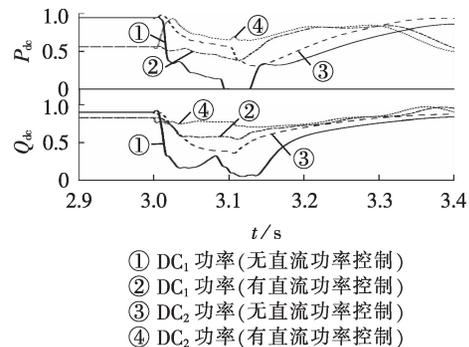


图3 有、无直流功率控制下功率波形图

Fig.3 Simulative diagram of active power and reactive power with and without DC power control

DC₂系统熄弧角改善效果如图4所示。

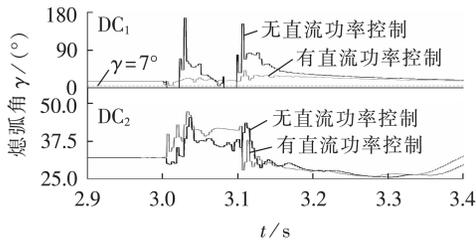


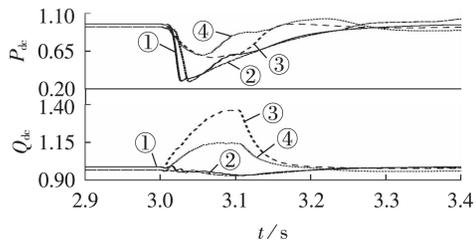
图4 DC₁和DC₂熄弧角

Fig.4 Arc extinguishing angle of DC₁ and DC₂

当采用直流功率控制时,DC₁降功率运行,使得无功功率变化量由0.98 p.u.变为0.45 p.u.。DC₂紧急提升至0.32 p.u.,保证系统送、受端功率稳定。故障期间DC₁熄弧角 γ 大于熄弧角临界值,避免了故障情况下直流线路发生连续换相失败。

(2)场景2:MIIF₂₁=5.6,DC₁和DC₂发生同时换相失败。

故障下,多馈入直流输电系统的DC₁和DC₂有功功率大幅减少。当采用直流功率控制时,系统有功功率、无功功率的变化情况如图5所示,熄弧角改善效果如图6所示。



- ① DC₁ 功率(无直流功率控制)
- ② DC₁ 功率(有直流功率控制)
- ③ DC₂ 功率(无直流功率控制)
- ④ DC₂ 功率(有直流功率控制)

图5 有、无直流功率控制下功率波形图

Fig.5 Simulative diagram of active power and reactive power with and without DC power control

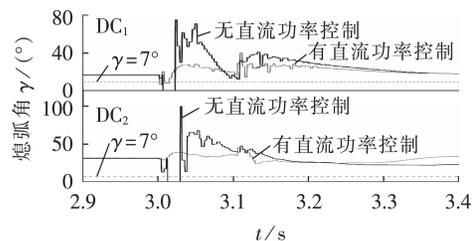


图6 DC₁和DC₂熄弧角

Fig.6 Arc extinguishing angle of DC₁ and DC₂

由图5、图6可知,DC₁、DC₂均降功率运行,其无功功率大幅度提升。与采用无功功率控制措施进行对比,DC₁、DC₂有功功率下降量分别减少0.3 p.u.和0.37 p.u.。故障清除后,有功功率恢复时间缩短,DC₁和DC₂熄弧角 γ 波动幅度明显下降,且始终大于换相失败临界角 7° ,有效防止了DC₁、DC₂换相失败。

直流功率控制策略2对受端频率响应特性的改善效果如图7所示。当采用直流功率控制时,系统频率虽然出现了扰动,但是受端交流母线处频率偏差均在 ± 0.5 Hz内。因此,当多馈入直流输电系统存在同时换相失败的风险时,通过同时降功率运行,可增强系统换相失败的免疫力,提升系统运行的稳定性。

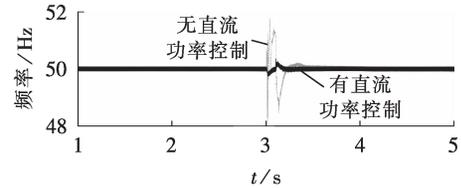


图7 交流母线频率仿真结果

Fig.7 Simulative results of AC bus frequency

4.2 影响直流功率控制效果的关键因素分析

4.2.1 启动时刻的影响

以场景1为例,由式(10)得直流功率控制启动时刻 $t_{on}=t_1$ 。另给定启动时刻 $t_2(t_2>t_1)$,2个启动时刻下直流功率控制效果如图8所示。

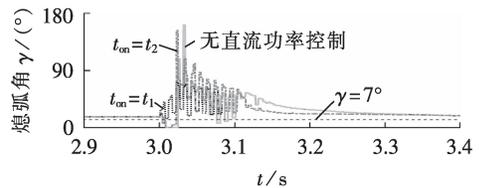


图8 启动时刻对直流功率控制的影响

Fig.8 Influence of initiation time on DC power control

由图8可知,相同故障情况下,当 t_2 时刻启动直流功率控制,直流线路熄弧角小于 7° ,直流功率控制策略失效。因此,启动时刻直接影响直流功率控制策略的控制效果。

4.2.2 功率调节速率的影响

当多馈入直流输电系统逆变侧以定功率方式运行时,改变直流线路逆变侧换流母线的运行电压 U_1 ,交流母线处设置相同的故障,运用式(14)可得:相同时刻下,当 $U_1'=0.70$ p.u.时,调节速率为速率1;当 $U_1'=0.898$ p.u.时,调节速率为速率2。当速率1大于速率2时,控制效果如图9所示。

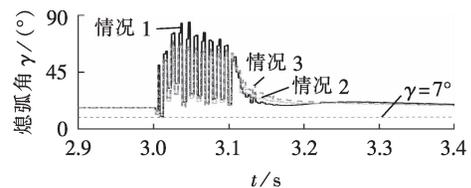


图9 调节速率对直流功率控制的影响

Fig.9 Influence of regulation speed on DC power control

图9中,情况1表示 $U_1'=0.70$ p.u.采用速率1的

控制效果;情况2表示 $U_1'=0.70$ p.u.采用速率2的控制效果;情况3表示 $U_1'=0.898$ p.u.采用速率1的控制效果。由情况1和情况3可知,针对不同的运行电压 U_1' ,当 P_{dc} 的调节速率与逆变侧换流母线电压的下降速率 $d\Delta U_1'/dt$ 成正比时,换流器熄弧角 γ 均大于 7° ,有效防止了直流线路换相失败。由情况1与情况2可知,虽然情况2中 $\gamma>7^\circ$,但是其值小于情况1中的 γ 。这说明在相同的控制策略下,调节速率的变化对预防换相失败有一定影响,情况2比情况1存在更大的换相失败风险。

5 结论

为了预防多馈入直流输电系统发生换相失败及同时换相失败,定量分析直流功率对逆变侧换流母线电压的影响,提出了一种预防系统换相失败的直流功率控制方法。针对2种换相失败场景,设计了相应的直流功率控制策略,通过逆变侧无功平衡式推导可得以下的结论。

(1)直流功率控制方法的启动时刻是预防换相失败的关键因素。

(2)直流功率调节量应综合考虑换相失败免疫力和输送功率的稳定性,尽可能减少对系统造成的不必要频率扰动。

(3)调节速率与交流母线电压的变化量成正比,其比例系数与故障后换流母线电压有关,随换流母线电压的减小而减小。基于PSCAD仿真模型,验证了该控制方法能有效避免多馈入直流输电系统换相失败及同时换相失败。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 王晶,梁志峰,江木,等.多馈入直流同时换相失败案例分析及仿真计算[J].电力系统自动化,2015,39(4):141-146.
WANG Jing, LIANG Zhifeng, JIANG Mu, et al. Case analysis and simulation of commutation failure in multi-infeed HVDC transmission systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(4): 141-146.
- [2] 方勇杰.跨区互联电网紧急控制技术未来发展分析[J].电力系统自动化,2011,35(15):1-5.
FANG Yongjie. Analysis on trends in emergency control technology of cross-regional interconnected power system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2011, 35(15): 1-5.
- [3] 欧开健,任震,荆勇.直流输电系统换相失败的研究(一)——换相失败的影响因素分析[J].电力自动化设备,2003,23(5):5-8.
OU Kaijian, REN Zhen, JING Yong. Research on commutation failure in HVDC transmission system part 1: commutation failure factors analysis[J]. Electric Power Automation Equipment, 2003, 23(5): 5-8.
- [4] 郭利娜,刘天琪,李兴源.抑制多馈入直流输电系统后续换相失败措施研究[J].电力自动化设备,2013,33(11):95-99.
GUO Lina, LIU Tianqi, LI Xingyuan. Measures inhibiting follow-up commutation failures in multi-infeed HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33(11): 95-99.
- [5] THIO C V, DAVIES J B, KENT K L. Commutation failures in HVDC transmission systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1996, 11(2): 946-957.
- [6] 陈树勇,李新年,余军,等.基于正余弦分量检测的高压直流换相失败预防方法[J].中国电机工程学报,2005,25(14):1-6.
CHEN Shuyong, LI Xinnian, YU Jun, et al. A method based on the sin-cos components detection mitigates commutation failure in HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(14): 1-6.
- [7] 肖浩,朱佳,李银红,等.多馈入直流系统换相失败免疫水平快速确定方法研究[J].中国电机工程学报,2015,35(11):2711-2717.
XIAO Hao, ZHU Jia, LI Yinhong, et al. Study on rapid determination method of commutation failure immunity levels for multi-infeed HVDC transmission systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(11): 2711-2717.
- [8] 洪潮.直流输电系统换相失败和功率恢复特性的工程实例仿真分析[J].南方电网技术,2011,5(1):1-7.
HONG Chao. Simulation analysis on the commutation failure and power recovery characteristic of an actual DC transmission system[J]. Southern Power System Technology, 2011, 5(1): 1-7.
- [9] 向博,罗隆福,许加柱,等.采用滤波换相换流器的多馈入直流输电系统中换相失败问题的研究[J].电力自动化设备,2012,32(9):117-121.
XIANG Bo, LUO Longfu, XU Jiazhu, et al. Commutation failure of multi-infeed HVDC transmission system with FCC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2012, 32(9): 117-121.
- [10] 何朝荣,李兴源,金小明.高压直流输电系统换相失败判断标准的仿真分析[J].电网技术,2007,31(1):20-24.
HE Chaorong, LI Xingyuan, JIN Xiaoming. Simulation analysis on commutation failure criteria for HVDC transmission systems[J]. Power System Technology, 2007, 31(1): 20-24.
- [11] ZHANG L D, DOFNAS L. A novel method to mitigate commutation failures in HVDC systems[C]//Proceedings of International Conference on Power Technology. Kunming, China: POWER-CON, 2002: 51-56.
- [12] SUN Y Z, PENG L, MA F, et al. Design a fuzzy controller to minimize the effect of HVDC commutation failure on power system[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2008, 23(1): 100-107.
- [13] 曾进辉,罗隆福,罗伟原,等.系统故障和参数变化对感应滤波型直流输电系统换相失败的影响[J].电力自动化设备,2014,34(1):14-20.
ZENG Jinhui, LUO Longfu, LUO Weiyuan, et al. Impact of system faults and parameter variation on commutation failure of inductive filtering HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34(1): 14-20.
- [14] 雷霄,孙栩,李新年,等.适应大容量直流接入弱受端的直流极控系统优化控制方法[J].电力自动化设备,2017,37(9):205-209.
LEI Xiao, SUN Xu, LI Xinnian, et al. Optimization methods of pole control system for large-capacity HVDC accessing to weak receiving system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(9): 205-209.
- [15] 赵睿,李兴源,王渝红,等.多直流落点系统分时多目标控制[J].四川大学学报(工程科学版),2013,45(5):123-129.
ZHAO Rui, LI Xingyuan, WANG Yuhong, et al. Time-sharing and multi-target control for power system with multiple HVDC links[J]. Journal of Sichuan University (Engineering Science Edition), 2013, 45(5): 123-129.
- [16] 屠竞哲,张健,吴萍,等.多送出直流系统送端故障引发稳定破

坏机理分析[J]. 电力系统自动化,2015,39(20): 146-150.
TU Jingzhe, ZHANG Jian, WU Ping, et al. Mechanism analysis on instability caused by sending-side contingencies of multiple HVDC sending systems [J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(20): 146-150.

作者简介:

印 月(1984—),女,四川成都人,工程师,博士研究



印 月

生,主要研究方向为电力系统稳定与控制
(E-mail: yyin2016@126.com);

刘天琪(1962—),女,四川成都人,教授,博士研究生导师,通信作者,主要研究方向为高压直流输电、电力系统稳定与控制(E-mail: tqliu@scu.edu.cn)。

DC power control method for preventing commutation failure in multi-DC transmission system

YIN Yue, LIU Tianqi, AI Qing, LI Baohong, JIANG Qin

(College of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China)

Abstract: In order to prevent commutation failure and concurrent commutation failure in multi-DC transmission system, DC power control method is proposed. Based on the quantitative analysis of the impact of DC power on the bus voltage of inverter side converter, the commutation failure is prevented by reducing the DC power of the fault and increasing the voltage stability margin of system. According to the interaction between the inverters, this method divides the commutation failure of multi-DC transmission system into two different scenarios. The corresponding DC power control strategies are designed for different scenarios, and the starting criterion of DC power control, DC power regulation quantity and rate are given. A multi-infeed DC power transmission system model is built on the PSCAD simulation platform. The proposed DC power control method can effectively prevent commutation failure and concurrent commutation failure in multi-DC transmission system.

Key words: HVDC power transmission; commutation failure; concurrent commutation failure; direct current power control; interaction factor

附录

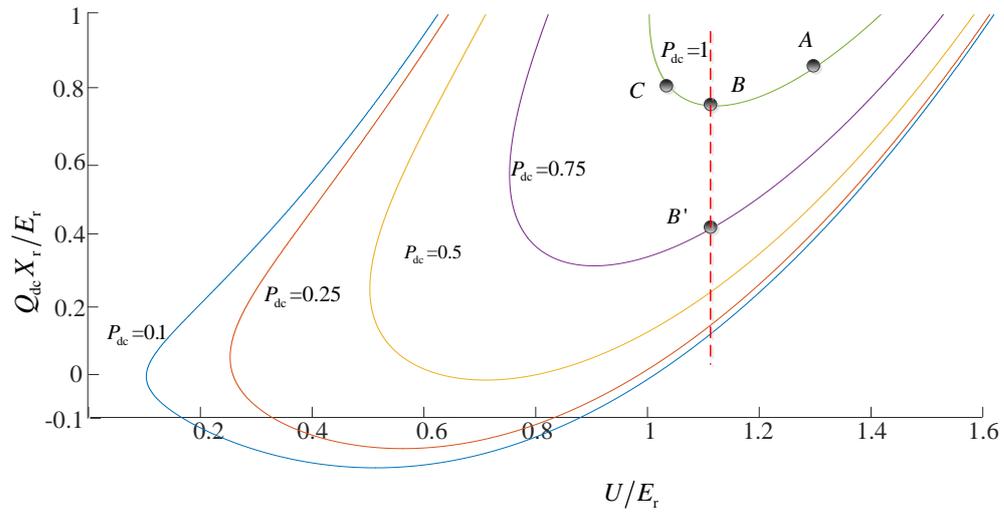


图 A1 换流母线 $U-Q$ 曲线
Fig.A1 $U-Q$ curve of converter bus